

ESTIMATIVA DA TEMPERATURA DO MÓDULO FV A PARTIR DE UM MODELO DE BALANÇO DE ENERGIA

Fernanda Haerberle¹ - fernandahaerberle@gmail.com

João Batista Dias¹ - joabd@unisinós.br

Jorge Teixeira Cardoso Junior¹ - jorgetxjr@gmail.com

Caio Felipe Abe^{1,2} - abe.caio@gmail.com

Gilles Notton² - notton_g@univ-corse.fr

¹ Universidade do Vale do Rio dos Sinos - UNISINOS, Laboratório de Energia Solar Fotovoltaica

² UMR CNRS 6134 SPE, Université de Corse

4.3. Aspectos técnicos de sistemas fotovoltaicos instalados

Resumo. Modelagens baseadas em balanço energético e que consideram os principais processos de transferência de calor que podem estar presentes nos módulos fotovoltaicos (FV) já se mostraram uma boa alternativa para predição de temperatura, porém, a resolução desses modelos pode não ser trivial em razão da grande quantidade de variáveis envolvidas e das soluções implícitas que elas geram, principalmente quando são consideradas as condições de regime transitório. Diante disso, esse estudo tem como objetivo obter um modelo para estimar a temperatura de módulos FV (T_{mod}) a partir de um balanço de energia em condição de regime estacionário. Inicialmente, o modelo desenvolvido foi aplicado em cinco diferentes módulos FV para valores de irradiância, temperatura do ar e velocidade do vento correspondentes à condição NOCT e validado com base na temperatura operacional dada pelos fabricantes nessa mesma condição. Dados experimentais do Laboratório UMR CNRS 6134 SPE, Université de Corse, na França, referentes a medições meteorológicas, térmicas e elétricas de quatro módulos FV foram aplicados ao modelo de temperatura desenvolvido. Foi realizada uma avaliação do ajuste dos dados experimentais aos simulados utilizando os parâmetros estatísticos MAE, RMSE e MAPE. Os resultados concluíram que o modelo preditivo desenvolvido fornece uma referência consistente para a temperatura dos diferentes módulos FV estudados, principalmente para níveis de irradiância incidente dentro da faixa de 800 W/m² e 1200 W/m² e valores de velocidade do vento entre 2 m/s e 8 m/s, e que é possível manter os erros médios absolutos abaixo de 8,5% na estimativa de T_{mod} .

Palavras-chave: Módulo fotovoltaico, Temperatura estimada, Modelo térmico.

1. INTRODUÇÃO

A eficiência de um módulo FV depende fortemente da temperatura de operação das células FV que o compõem. O aumento da temperatura dos módulos FV, quando em operação, prejudica a geração de eletricidade do sistema (Fouad; Shihata; Morgan, 2017). A corrente de curto-circuito (I_{SC}) e a tensão de circuito aberto (V_{OC}) são dois importantes parâmetros de caracterização de um módulo FV. Já está bem estabelecido na literatura que I_{SC} é proporcional à irradiância incidente (G), enquanto V_{OC} aumenta ligeiramente com o acréscimo de G . Por outro lado, I_{SC} sofre um ligeiro aumento à medida que a temperatura do módulo FV (T_{mod}) se eleva, enquanto V_{OC} diminui de forma considerável, o que resulta em uma notável diminuição da máxima potência elétrica disponível (Kalogirou, 2014). O efeito da temperatura na corrente de curto-circuito, tensão de circuito aberto e máxima potência de um módulo FV é representado pelos coeficientes térmicos, determinados seguindo as especificações da norma IEC 60891. Para o caso do silício cristalino, em uma faixa de temperatura de operação entre 20 °C e 100 °C, os valores típicos dos coeficientes de variação de I_{SC} , V_{OC} e máxima potência com a temperatura são, respectivamente, 0,05%/°C, -2,2 mV/°C e -0,45%/°C (Kipper; Gasparin; Krenziger, 2018). Tratando-se de análises a longo prazo, a temperatura elevada em que esses dispositivos funcionam causa um significativo aumento na degradação do módulo FV, impactando negativamente no seu tempo de vida útil (Ogbomo et al., 2018).

Pela crescente aplicação de sistemas FV, o conhecimento do comportamento térmico do módulo FV faz-se necessário, além de modelos analíticos de cálculo de T_{mod} que considerem as interações térmicas e os fenômenos de transferência de calor como condução, convecção e radiação e a capacidade térmica do módulo. Além disso, a imprecisão dos modelos que calculam T_{mod} é uma das principais fontes de erros na previsão da geração de energia e eficiência dos sistemas, especialmente por não considerarem condições climáticas variadas e não uniformes.

Modelos térmicos para predição de T_{mod} , de diferentes naturezas, são encontrados na literatura e podem ser obtidos por simples correlações empíricas, equações analíticas derivadas e modelos mais detalhados que usam de técnicas numéricas com elementos finitos ou diferenças finitas. Essa abordagem de cálculo de T_{mod} resulta em modelos com boa aproximação da real temperatura de operação, uma vez que envolve nas modelagens a influência de fenômenos de

transferência de calor. Em seu estudo, Aly et al. (2018) desenvolveram e validaram um modelo térmico completo para módulos FV utilizando o método de diferenças finitas unidimensional para cada diferente camada de um módulo multicristalino. A abordagem de equilíbrio de energia utilizada permitiu encontrar a distribuição de temperatura ao longo da espessura das camadas do módulo com condições de fronteira realistas envolvendo perdas de natureza condutiva, convectiva e radiantes. O erro médio quadrático (RMSE), baseado na diferença entre T_{mod} modelada e T_{mod} medida experimentalmente, foi calculada para a modelagem proposta pelos autores, sendo obtido um valor de 0,939 °C para dias quentes de verão com céu claro. Um estudo semelhante também foi conduzido por Sánchez-Palencia, Martín-Chivelet e Chenlo (2019), com foco na modelagem do comportamento térmico de módulos FV integrados na construção. Os autores obtiveram um RMSE de 1 °C entre valores de T_{mod} obtidos experimentalmente e modelados. Devido a uma ampla abordagem das perdas, a solução desses modelos para o cálculo da temperatura não é trivial e necessita de ferramentas matemáticas iterativas, já que, do ponto de vista matemático, tais correlações são geralmente implícitas, o que exige recursos computacionais mais avançados para alcançar uma boa faixa de exatidão. Aly et al. (2018) compararam seu modelo numérico proposto com outros seis modelos encontrados na literatura, como mostra a Tab. 1.

Tabela 1 - Comparação estatística da previsão da temperatura da célula FV entre modelos térmicos encontrados na literatura, em relação ao modelo térmico de Aly et al. (2018)

Modelo	NOCT	Skoplaki	Sandia	Kurtz	Koehl	Mattei
RMSE (°C)	7,95	3,86	3,22	2,92	2,57	2,40
Referência	Ross Jr., 1980	Skoplaki; Boudouvis; Palyvos, 2008	King; Boyson; Kratochvil, 2004	Kurtz et al., 2009	Koehl et al., 2011	Mattei et al., 2006

Os modelos referenciados na Tab. 1 agregam simplificações que os tornam menos precisos em comparação a modelos de predições mais complexos, porém, são uma boa alternativa para casos em que o monitoramento e/ou previsão de T_{mod} não exige uma aproximação com grande exatidão. A aplicação de hipóteses simplificativas na modelagem do módulo FV permite determinar explicitamente T_{mod} , o que torna o cálculo mais simples, com menos parâmetros de entrada e com um bom nível de precisão nos resultados. Modelos mais simplistas, como o baseado na condição NOCT, são corriqueiramente empregados para o cálculo de temperatura, uma vez que demandam apenas dados de temperatura ambiente (T_a) e G , no entanto, negligenciam as perdas por transferência de calor, resultando em erros na previsão de T_{mod} (Trinuruk; Sorapipatana; Chenvidhya, 2009). Por esse motivo, devem ser explorados métodos que aliem uma boa precisão com uma baixa quantidade de esforço computacional.

2. DESENVOLVIMENTO DO MODELO DE TEMPERATURA DO MÓDULO FV

O modelo térmico desenvolvido nesse estudo determina a temperatura média da camada das células FV que compõem o módulo, a qual é utilizada em um modelo elétrico para prever a potência de tal módulo. Inicialmente, foi considerado o modelo físico, que fornece as principais características construtivas e propriedades dos materiais, seguido do modelo óptico e de radiação definido para estimar parte da irradiância incidente que de fato é absorvida pelas células FV, uma vez que perdas por reflexão/absorção são consideradas.

2.1 Modelo físico

Para o modelo físico foi considerado um módulo FV convencional de silício cristalino monofacial que apresentam apenas a superfície frontal útil para a geração de energia elétrica. Tal modelo é composto de uma fina camada de células FV conectadas em série e envoltas por um material encapsulante, o qual é revestido na superfície superior por vidro temperado e na superfície inferior por um material polimérico, geralmente Tedlar. Já as dimensões de comprimento e largura de um módulo FV variam de acordo com a quantidade de células FV e sua potência nominal. As propriedades físicas e de materiais de cada uma dessas camadas, utilizadas no estudo, são apresentadas na Tab. 2.

Tabela 2 - Propriedades físicas e materiais das camadas do módulo FV

Camada	Espessura (mm)	Condutividade térmica (W/ (m °C))	Emissividade
Vidro	3	1,8	0,95
EVA	0,2	0,35	-
Tedlar	0,1	0,2	0,9

2.2 Modelo óptico e de radiação

Uma parcela da irradiância que incide na superfície frontal de um módulo FV é perdida devido à reflexão ou à absorção nas diferentes camadas. A parcela residual de irradiância que não é perdida atinge as células FV e parte dela é convertida em corrente elétrica. As perdas por reflexão e absorção são estimadas por meio do modelo óptico, enquanto a irradiância absorvida pelas células FV pode ser determinada por um modelo de radiação. Modelos ópticos e de radiação

são aplicados de forma uníssona em módulos FV e por isso são nomeados de forma intercambiável. A irradiância total absorvida pelas células FV é dada pela Eq. (1) (Aly et al., 2018).

$$S = \alpha\tau(\theta_b)G \quad (1)$$

onde α é a absorptividade das células FV (0,93 para o silício cristalino) e τ é a transmissividade do vidro frontal, em função do ângulo de incidência dos feixes de radiação θ_b . A transmissividade do vidro ($\tau(\theta_b)$), presente na Eq. (1), é dada pela relação da Eq. (2) (Duffie; Beckman, 1982).

$$\tau(\theta_b) = e^{-(KL_v/\cos\theta_r)} \left[1 - \frac{1}{2} \left(\frac{\sin^2(\theta_r - \theta_b)}{\sin^2(\theta_r + \theta_b)} + \frac{\tan^2(\theta_r - \theta_b)}{\tan^2(\theta_r + \theta_b)} \right) \right] \quad (2)$$

sendo K a constante de extinção do vidro ($K = 4 \text{ m}^{-1}$ para vidro temperado), L_v a espessura do vidro e θ_r o ângulo de refração dos feixes de radiação incidentes, o qual pode ser calculado em função de θ_b , usando a Lei de Snell-Descartes, como apresenta a Eq. (3). Nessa expressão, n_1 corresponde ao índice de refração do ar, igual a 1, e n_2 ao índice de refração do vidro, igual a 1,526 (De Soto; Klein; Beckman, 2006).

$$\theta_r = \sin^{-1} \left(\frac{n_1}{n_2} \sin\theta_b \right) \quad (3)$$

Para o caso em que os feixes de radiação incidem perpendicularmente no módulo FV, θ_b é assumido como zero e a Eq. (2) é simplificada à relação da Eq. (4).

$$\tau(0) = e^{-(KL_v)} \left[1 - \left(\frac{n_2 - n_1}{n_2 + n_1} \right)^2 \right] \quad (4)$$

2.3 Modelo térmico

O valor instantâneo de T_{mod} é influenciado por um ambiente térmico bastante complexo, Fig. 1, cujo balanço deve considerar a quantidade de energia que chega, que sai e que é armazenada no módulo FV. A quantidade de energia que chega ao módulo é considerada como a irradiância efetivamente absorvida pelas células FV em um determinado tempo, sobre as quais se descontam as perdas por variação espectral solar e as perdas ópticas. A energia que sai do módulo FV pode ser dividida, quanto a sua natureza, em duas formas. Uma delas é relacionada à potência elétrica produzida através da corrente e tensão geradas no módulo, enquanto a segunda é resultante da transferência de energia sob a forma de calor. A energia térmica gerada nas células FV é transferida por condução através das diferentes camadas que constituem o módulo FV até as suas superfícies superior, inferior e laterais. Para um único módulo FV, os fenômenos térmicos das superfícies laterais são negligenciados por serem áreas muito menores em comparação às demais. Nas duas superfícies externas maiores, a transferência de calor ocorre com o ambiente por convecção e radiação.

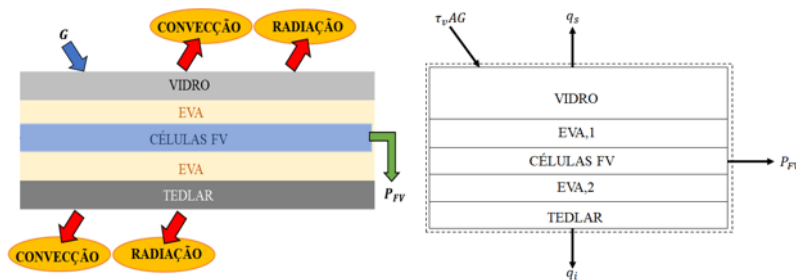


Figura 1 - Vista da seção transversal de um módulo FV e das transferências térmicas com o ambiente externo

Para a estimativa de T_{mod} é realizado o balanço energético relevante do módulo, que considera algumas hipóteses simplificativas: i) Uma abordagem estacionária é utilizada. Nesse caso, as variações de temperatura são consideradas instantâneas, já que a inércia térmica é negligenciada e a magnitude da capacidade térmica não é considerada no modelo analítico, ou seja, a defasagem natural de T_{mod} que ocorre quando as condições climáticas e elétricas mudam é desconsiderada; ii) Transferência de calor por condução unidimensional; iii) Propriedades dos materiais constantes; iv) A transmissividade do vidro é considerada constante e independente da faixa de comprimento de onda; v) Resistências térmicas de contato desprezíveis; vi) A magnitude de T_{mod} é considerada uniforme ao longo do circuito de células FV; vii) Como a variação de temperatura entre as camadas do módulo FV é pequena, a temperatura das células FV (T_c) é considerada como a temperatura representativa do módulo FV, ou seja, igual à T_{mod} .

O balanço de energia do módulo FV para uma condição de regime permanente inclui o termo P_{FV} que é a potência elétrica gerada, o termo q_s que representa a taxa total de calor dissipado pela superfície superior do módulo FV e o termo q_i que é a taxa total de calor dissipado pela superfície inferior, conforme a Eq. (5).

$$\tau_v AG - P_{FV} - q_s - q_i = 0 \quad (5)$$

Para uma irradiância solar incidente G , a parcela que de fato atravessa a superfície superior do módulo FV é dada por $\tau_v AG$, onde A é a área superficial do módulo e τ_v é obtida pela Eq. (4). A potência elétrica P_{FV} depende da relação entre a irradiância que incide sob a área superficial do módulo FV e a eficiência elétrica do módulo FV, como mostra a Eq. (6).

$$P_{FV} = \eta_{FV} AG \quad (6)$$

A temperatura T_{mod} desempenha um relevante impacto na eficiência de conversão das células FV. Por isso, qualquer modelo analítico de eficiência FV deve considerar a influência dessa propriedade. No que diz respeito às aplicações mais comuns baseadas na tecnologia de silício cristalino, a relação linear descrita na Eq. (7) é utilizada para a eficiência da célula ou módulo FV, η_{FV} , sem incorrer em perda significativa de precisão.

$$\eta_{FV} = \eta_{STC} [1 - \delta(T_{mod} - T_{STC})] \quad (7)$$

onde η_{STC} e T_{STC} são as eficiência e temperatura do módulo na condição padrão de teste (STC — *Standard Test Condition*) (irradiância de 1000 W/m², T_{STC} de 25 °C e massa de ar AM1,5), respectivamente, e δ é o coeficiente térmico da potência em W/°C.

As taxas totais de calor dissipado nas superfícies superior e inferior do módulo FV são determinadas a partir de uma análise do circuito térmico do módulo, o qual é representado na Fig. 2.

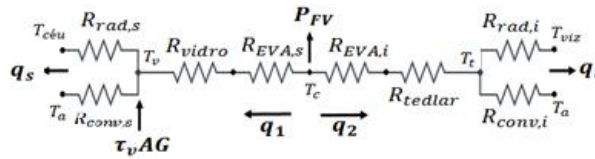


Figura 2 - Circuito térmico representativo do balanço de energia completo do módulo FV

Nessa análise, todos os componentes são modelados como sendo paredes planas e considera-se que a energia interna acumulada na forma de calor é dissipada nas superfícies inferior e superior por convecção e radiação. Dessa forma, R_{conv} e R_{rad} correspondem, respectivamente, às resistências térmicas por convecção e radiação, sendo os subíndices “s” e “i” referentes às superfícies superior e inferior, nessa ordem. Já a resistência térmica por condução de calor nas camadas de EVA que envolvem as células FV são representadas por R_{EVA} , a resistência térmica por condução da camada de vidro é R_{vidro} e a resistência térmica por condução de calor na camada de Tedlar é representada por R_{tedlar} . Além disso, T_c é a temperatura da célula FV, T_v é a temperatura do vidro e T_t a temperatura do Tedlar. Nesse estudo a temperatura da vizinhança T_{viz} é considerada igual à temperatura do ar ambiente T_a para a troca por radiação no lado inferior do módulo FV, enquanto a temperatura de céu $T_{céu}$ é considerada para o lado superior do módulo e aproximada conforme a relação $T_{céu} = T_a - 20$ (Aly et al., 2018).

A expressão que representa q_s engloba as perdas por convecção para o ar, em função da ação do vento, e por radiação para o meio da superfície superior do módulo, como mostra a Eq. (8).

$$q_s = h_{conv,s} A (T_v - T_a) + \varepsilon_v \sigma A (T_v^4 - T_{céu}^4) \quad (8)$$

onde $h_{conv,s}$ é o coeficiente convectivo na parte superior, ε_v é a emissividade do vidro e σ é a constante de Stefan-Boltzmann ($5,6697 \times 10^{-8}$ W/(m² K⁴)). De forma análoga, a Eq. (9) calcula a taxa total de calor dissipado na superfície inferior que combina as perdas por convecção para o meio e por radiação para a vizinhança, cuja temperatura é aproximada para T_a .

$$q_i = h_{conv,i} A (T_t - T_a) + \varepsilon_t \sigma A (T_t^4 - T_a^4) \quad (9)$$

onde $h_{conv,i}$ é o coeficiente convectivo da parte inferior e ε_t é a emissividade do Tedlar. O calor líquido que deixa a camada de células FV em direção ao vidro, q_1 , é transferido por condução, da mesma forma que ocorre com o calor líquido que sai das células FV para a camada de Tedlar na superfície inferior, q_2 . Entre as temperaturas T_c e T_v há as resistências térmicas $R_{EVA,s}$ e R_{vidro} em série, Eq. (10).

$$q_1 = \frac{(T_c - T_v)}{\left(\frac{L_v}{k_v A}\right) + \left(\frac{L_{EVA,s}}{k_{EVA,s} A}\right)} \quad (10)$$

sendo L_v e k_v a espessura e a condutividade térmica do vidro, respectivamente, e $L_{EVA,s}$ e $k_{EVA,s}$ a espessura e a condutividade térmica do EVA superior, respectivamente. Dessa forma, tem-se a condição de que $q_s = q_1$ e é possível calcular T_v em função de T_c , substituindo a Eq. (8) e a Eq. (10), originado a Eq. (11) nessa relação. Da mesma forma, entre as temperaturas T_c e T_t estão as resistências térmicas $R_{EVA,i}$ e R_{tedlar} , conforme a Eq. (12).

$$h_{conv,s} A (T_v - T_a) + \varepsilon_v \sigma A (T_v^4 - T_{céu}^4) = \frac{(T_c - T_v)}{\left(\frac{L_v}{k_v A}\right) + \left(\frac{L_{EVA,1}}{k_{EVA,1} A}\right)} \quad (11)$$

$$q_2 = \frac{(T_c - T_t)}{\left(\frac{L_{EVA,i}}{k_{EVA,i} A}\right) + \left(\frac{L_t}{k_t A}\right)} \quad (12)$$

sendo $L_{EVA,i}$ e $k_{EVA,i}$ a espessura e condutividade térmica do EVA inferior, respectivamente, e L_t e k_t a espessura e condutividade térmica do Tedlar, respectivamente. Por substituição da Eq. (9) e Eq. (12) na relação $q_i = q_2$ tem-se a expressão que calcula T_t também em função de T_c .

$$h_{conv,i} A (T_t - T_a) + \varepsilon_t \sigma A (T_t^4 - T_a^4) = \frac{(T_c - T_t)}{\left(\frac{L_{EVA,i}}{k_{EVA,i} A}\right) + \left(\frac{L_t}{k_t A}\right)} \quad (13)$$

Os coeficientes convectivos superior e inferior presentes nas relações de q_s e q_i estão associados às características do escoamento do ar sobre a superfície plana do módulo FV e sua geometria. Correlações utilizando números adimensionais estimam esses parâmetros de forma simples e com satisfatório grau de confiança. O coeficiente de convecção para a superfície frontal do módulo FV é determinado pela Eq. (14), calculado através do número adimensional de Nusselt (Nu) (Incropera et al., 2007).

$$h_{conv,s} = \frac{Nu k_{ar}}{L_{FV,c}} \quad (14)$$

onde k_{ar} é a condutividade térmica do ar na temperatura T_a e $L_{FV,c}$ é o comprimento característico do módulo FV, referente ao maior lado. De acordo com estudos experimentais de Romero (2002), há uma redução de cerca de 25% do coeficiente de convecção para a superfície inferior do módulo FV, sendo a relação entre $h_{conv,i}$ e $h_{conv,s}$ estabelecida pela Eq. (15). A correlação de Nusselt apropriada para o cálculo do coeficiente de convecção da Eq. (14) depende da condição do escoamento do ar sobre a superfície do módulo FV, se ele é laminar ou turbulento, no que diz respeito à sua direção. Para tal caracterização do escoamento do fluido, se utiliza uma análise com base no número de Reynolds crítico (Re_{crit}). No caso de fluxos externos para placas planas o número adimensional de Reynolds é calculado pela Eq. (16). O escoamento na camada limite transita de laminar para turbulento quando $Re > 5 \times 10^5$.

$$h_{conv,i} = 0,75 h_{conv,s} \quad (15)$$

$$Re = \frac{V_{vento} L_{FV,c}}{\nu_{ar}} \quad (16)$$

onde ν_{ar} é a viscosidade cinemática para o ar na temperatura T_a e para uma pressão atmosférica constante de 101,325 kPa. Para o caso de um escoamento laminar, o número de Nusselt pode ser calculado pela correlação da Eq. (17).

$$Nu = 0,664 Re^{1/2} Pr^{1/3} \quad (17)$$

sendo Pr o número de Prandtl para o ar na temperatura T_a . Assim, o balanço de energia completo para o módulo FV da Eq. (5) é utilizado para resolver T_c , já que T_v e T_t podem ser escritas em função dessa incógnita. Ao final, o modelo apresenta uma equação e uma variável, sendo T_c calculada de forma implícita, conforme o balanço da Eq. (18).

$$\left[\tau_v - \eta_{STC} (1 - \delta(T_c - T_{STC})) \right] AG - h_{conv,s} A (T_v - T_a) - \varepsilon_v \sigma A (T_v^4 - T_{céu}^4) - h_{conv,i} A (T_t - T_a) - \varepsilon_t \sigma A (T_t^4 - T_a^4) = 0 \quad (18)$$

2.4 Implementação do modelo de temperatura do módulo FV

A implementação do modelo de temperatura desenvolvido foi realizada no software *Engineering Equation Solver* (EES), cujo procedimento de solução do sistema de equações é baseado no método iterativo de Newton-Raphson. Uma biblioteca própria do EES é utilizada para determinar as propriedades termodinâmicas do ar necessárias para a solução das correlações de convecção.

Validação do modelo de temperatura na condição de NOCT. A temperatura nominal de operação da célula (NOCT) é definida como a temperatura da célula FV nas condições Ambiente Terrestre Nominal - NTE (G de 800 W/m^2 , T_a de $20 \text{ }^\circ\text{C}$ e V_{vento} de 1 m/s), com o módulo FV em condição de circuito aberto, em um ângulo de inclinação de 45° , em relação à horizontal, e com montagem lateral e traseira abertas. Por ser uma temperatura de operação do módulo FV obtida experimentalmente e em condições externas conhecidas, é frequentemente utilizada para validação de métodos e modelos de temperatura do módulo FV. Com base nisso, utilizando o modelo de temperatura desenvolvido, T_c foi simulada nas mesmas condições de NTE em que o parâmetro NOCT é extraído, e então comparado aos valores de *datasheet* de cinco diferentes exemplares de módulos FV, sendo quatro deles de tecnologia monocristalina e um deles de tecnologia multicristalina. A Tab. 3 apresenta os parâmetros extraídos das folhas de dados dos referidos módulos FV utilizados no trabalho, bem como o valor de NOCT disponibilizado pelo fabricante.

Tabela 3 - Parâmetros de *datasheet* dos módulos utilizados no trabalho

Modelo	Tecnologia	P_{FV} na STC (W_p)	A (m^2)	δ ($\%/^\circ\text{C}$)	NOCT ($^\circ\text{C}$)	η_{FV} (%)
TENESOL	Mono	245	1,643	-0,43	45 ± 2	14,9
AXITEC	Mono	260	1,627	-0,40	45 ± 2	16,0
BP SOLAR	Mono	85	0,647	-0,50	47 ± 2	13,2
SUNPOWER	Mono	320	1,630	-0,35	45 ± 2	19,6
SUNEDISON	Multi	270	1,637	-0,42	45 ± 2	16,5

Aplicação experimental. Usando o modelo térmico desenvolvido, a temperatura T_c do módulo FV medida experimentalmente, foi comparada com a temperatura T_c modelada, para diferentes dias do ano. Os dados experimentais utilizados neste trabalho foram obtidos do projeto DURASOL, localizado no Laboratório SPE UMR CNRS, na Universidade de Córsega, na França. O conjunto de dados consiste em medições elétricas dos quatro exemplares de módulos FV monocristalinos apresentados na Tab. 3, juntamente com as medições correspondentes de G e T_c . A coleta de dados abrange os meses de março a outubro de 2017, durante os quais os parâmetros foram medidos em um intervalo de 5 minutos. As medições de irradiância foram realizadas próximo aos módulos e na mesma inclinação, usando um piranômetro Kipp & Zonen CMP10. Já a temperatura foi medida por meio de sensores PT100 fixados na parte posterior da célula central de cada um dos módulos FV. Vale destacar que os módulos FV estão instalados em uma região costeira, sujeitos à acúmulos de sal e sem limpeza periódica.

Validação experimental. O critério para avaliar a exatidão do modelo desenvolvido foi baseado nos parâmetros estatísticos: erro médio absoluto (MAE - *Mean Absolut Error*), erro médio absoluto percentual (MAPE - *Mean Absolut Percentage Error*) e erro médio quadrático (RMSE - *Root Mean Squared Error*). As métricas foram aplicadas aos valores experimentais e simulados para medir a acurácia dos modelos preditivos de T_c e P_{FV} , através da Eq. (19), Eq. (20) e Eq. (21).

$$MAE = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m |x_i - y_i| \quad (19)$$

$$MAPE = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \left| \frac{x_i - y_i}{y_i} \right| \quad (20)$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m (x_i - y_i)^2} \quad (21)$$

sendo x_i os valores calculados, y_i os valores experimentais e m o número de pontos de dados. Ambas as métricas têm como objetivo expressar o erro médio do modelo preditivo, em relação aos dados empíricos, e por isso, quanto menor o resultado, mais satisfatório é o modelo. Como no RMSE os erros são elevados ao quadrado, pesos diferentes são atribuídos à soma e conforme o valor dos erros instantâneos aumentam, o índice RMSE aumenta consideravelmente, ou seja, pontos fora da curva prejudicam a métrica, deixando-a maior. Por isso, o comparativo entre as métricas pode auxiliar no diagnóstico de previsões com muitos pontos dispersos. Em geral, se o RMSE for muito maior do que o MAE, o modelo precisa ser readequado.

3. RESULTADOS

A primeira análise abordada nessa seção foi realizada para verificar o tipo de condição do escoamento, laminar ou turbulento, com base no número de Reynolds crítico, para validar a correlação de Nusselt utilizada. Após, o modelo preditivo de T_c foi validado a partir do comparativo entre os valores de NOCT e aplicado, experimentalmente, a uma base de dados a fim de comparar as temperaturas medidas e estimadas. Por fim, a acurácia do modelo proposto é comparada com os outros quatro modelos de temperatura presentes na literatura: o modelo baseado em NOCT; Sandia (King; Boyson; Kratochvil, 2004); Faiman (Faiman, 2008); e Skoplaki (Skoplaki; Boudouvis; Palyvos, 2008).

3.1 Análise do regime de escoamento para validação da correlação de convecção

Um levantamento dos valores do número de Reynolds para a faixa de dados experimentais de V_{vento} utilizados no estudo foi realizado. Para essa análise todas as outras variáveis foram mantidas constantes no modelo. A Tab. 4 apresenta os resultados obtidos.

Tabela 4 - Variação de Reynolds com o aumento da velocidade do vento

V_{vento} (m/s)	1	2	3	4	5	6	7	8
Re (-)	$5,5 \times 10^4$	$1,1 \times 10^5$	$1,6 \times 10^5$	$2,2 \times 10^5$	$2,7 \times 10^5$	$3,3 \times 10^5$	$3,8 \times 10^5$	$4,4 \times 10^5$

Conforme mostram os resultados, o aumento do valor de Re se dá na medida em que V_{vento} aumenta, para uma condição de T_a constante, já que são variáveis diretamente proporcionais de acordo com a correlação da Eq. (16). Para o limite máximo de V_{vento} simulada, o valor de Re resultou em $4,4 \times 10^5$, ou seja, abaixo do valor de Re_{crit} , o que pode caracterizar o regime do escoamento como laminar para todas as faixas de V_{vento} simuladas. De maneira inversa, a diminuição de T_a , para uma condição de V_{vento} constante, aumenta o valor de Re , na medida em que diminui a viscosidade cinemática do ar, podendo resultar em valores de $Re > Re_{crit}$. Entretanto, para situações de campo, onde o aumento de V_{vento} está associado a uma diminuição de T_a , o aumento de Re em função da diminuição da viscosidade cinemática do ar não é suficiente para caracterizar o regime do escoamento como turbulento.

3.2 Validação do modelo com base na condição de NOCT

A Tab. 5 apresenta os valores de NOCT calculados através do modelo e as respectivas potências FV calculadas para a temperatura NOCT simulada ($P_{FV,NOCT}$). Além disso, a fim de comparação, são apresentadas as temperaturas NOCT fornecidas no catálogo do fabricante e as respectivas $P_{FV,NOCT}$ obtidas para a temperatura NOCT de catálogo.

Tabela 5 - Comparativo entre temperaturas e potências calculadas e fornecidas pelo fabricante

Modelo	NOCT catálogo (°C)	$P_{FV,NOCT}$ catálogo (W)	NOCT calculada (°C)	$P_{FV,NOCT}$ calculada (W)
TENESOL	45 ± 2	179,1	48,7	176,0
AXITEC	45 ± 2	191,4	48,2	188,7
BP SOLAR	47 ± 2	60,5	47,7	60,3
SUNPOWER	45 ± 2	238,1	46,6	236,7
SUNEDISON	45 ± 2	197,8	48,1	195,0

Entre os diferentes módulos FV analisados, não houve diferença significativa nos respectivos valores de T_c calculados, o que mostra que o modelo preditivo de T_c é adequado independente do porte elétrico do gerador FV, já que foram ensaiados exemplares de diferentes potências nominais e áreas superficiais de geração. O comparativo entre os valores de NOCT do catálogo e NOCT calculadas através do modelo mostrou uma boa aproximação entre os resultados, já que a margem de erro dada pelo fabricante para módulos FV novos é de ± 2 °C, incerteza esta que pode ser superior no caso de módulos FV com maior tempo de operação, como os utilizados nesse estudo. Semelhantemente, quanto a diferença entre os valores de $P_{FV,NOCT}$ de catálogo e calculados, o modelo preditivo de T_c mostrou-se adequado para estimar a P_{FV} de módulos FV, pois obteve-se um erro máximo absoluto de 0,02% entre resultados calculados e de catálogo.

3.3 Aplicação do modelo para os dados experimentais

A fim de verificar a acurácia do modelo para condições distintas das condições NTE, T_c foi calculada para uma extensa base de dados experimentais. Os gráficos que apresentam as correlações são mostrados com uma faixa de dados reduzidos para uma melhor visualização. Vale ressaltar que o número de pontos correlacionados não é o mesmo para todos os exemplares de módulos FV. A Fig. 3 mostra tal correlação para o dia de solstício de verão, dia 21 de junho de 2017, na região de coleta dos dados. Foi observado que, dentre os módulos FV analisados, o modelo com menor coeficiente térmico, o SUNPOWER, apresentou as menores variabilidades entre os valores de T_c experimentais e calculados.

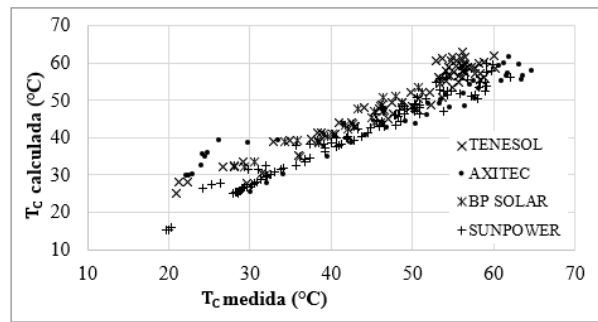


Figura 3 - Correlação entre as temperaturas medida e calculada para o solstício de verão

A Figura 4 apresenta as correlações entre T_c medidas e calculadas dos quatro módulos estudados para diferentes faixas de V_{vento} . A soma dos pares de dados expostos nos dois gráficos corresponde ao conjunto total de medidas. Independentemente da faixa de V_{vento} analisada, o módulo FV AXITEC apresentou maior quantidade de pontos dispersos. Para a faixa de V_{vento} entre 0 m/s e 2 m/s, a variabilidade entre os dados aumenta em comparação com os resultados obtidos para V_{vento} entre 2 e 8 m/s, para todos os modelos de módulos analisados.

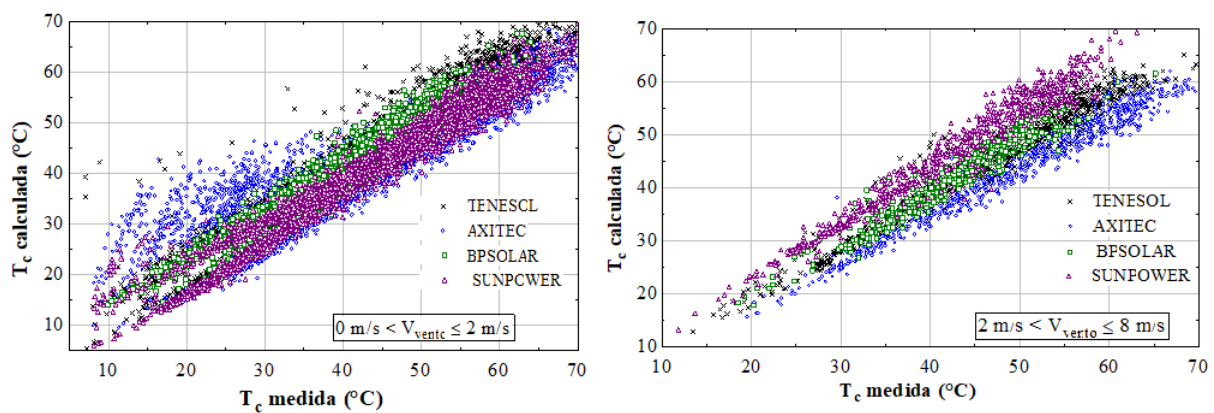


Figura 4 - Correlação da temperatura em relação as faixas de velocidades do vento.

3.4 Análise dos erros entre parâmetros experimentais e calculados

Os respectivos valores de MAE, RMSE e MAPE relativos ao conjunto total de dados medidos para os quatro exemplares de módulos FV são apresentados na Tab. 6.

Tabela 6 - Resultados das métricas estatísticas para diferentes faixas de velocidade do vento

	$0 \text{ m/s} < V_{vento} \leq 2 \text{ m/s}$			$2 \text{ m/s} < V_{vento} \leq 8 \text{ m/s}$		
	MAE (°C)	RMSE (°C)	MAPE (%)	MAE (°C)	RMSE (°C)	MAPE (%)
TENESOL	2,8	3,6	8,3	2,4	2,9	5,3
AXITEC	5,7	6,8	17,9	6,5	6,8	12,9
BP SOLAR	2,3	2,8	6,6	1,8	2,2	4,4
SUNPOWER	3,0	3,7	8,5	4,4	4,8	9,4

Para todos os módulos FV as diferenças entre os resultados de RMSE e MAE são menores para V_{vento} entre 2 m/s e 8 m/s, o que comprova a menor variabilidade na correlação entre dados experimentais e calculados de T_c para essa faixa de V_{vento} . Os maiores erros médios absolutos entre T_c medida e calculada foram obtidos para o módulo AXITEC, sendo de 5,7 °C para baixas V_{vento} e de 6,5 °C para velocidades maiores. Já o módulo BP SOLAR resultou no menor valor de MAE, 2,3 °C para baixas velocidades de vento e de 1,8 °C para maiores valores de V_{vento} .

O erro médio absoluto entre os valores medidos e calculados de T_c foi avaliado para diferentes níveis de irradiância solar incidente, como mostra o gráfico da Fig. 5. Para todos os módulos FV analisados, o percentual do erro médio absoluto diminuiu para níveis de G entre 800 W/m² e 1200 W/m². O módulo AXITEC apresentou as maiores discrepâncias no percentual entre baixos e altos índices de G , o MAPE calculado para $0 \frac{W}{m^2} < G \leq 400 \frac{W}{m^2}$ foi de 24,4% e para $800 \frac{W}{m^2} < G \leq 1200 \frac{W}{m^2}$ igual a 8,5% entre valores de T_c medidos e calculados. Essa diferença para o módulo BP SOLAR é menor, sendo de 8,6% para a menor faixa de G e de 5,2% para os maiores níveis.

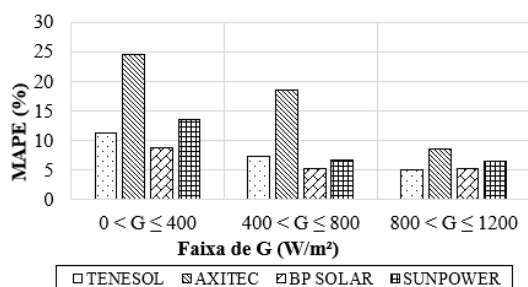


Figura 5 - Erro médio absoluto percentual da temperatura para diferentes faixas de irradiância

A fim de verificar a acurácia do modelo desenvolvido frente a outros modelos já conhecidos da literatura, os dados experimentais utilizados no estudo foram aplicados para quatro diferentes expressões matemáticas que estimam a temperatura do módulo FV. Os modelos Sandia, Faiman e Skoplaki, assim como o modelo proposto neste trabalho, consideram as variações de V_{vento} recorrentes em condições normais de campo. O modelo baseado em NOCT, que considera um valor de V_{vento} constante e unitário, também foi aplicado aos dados experimentais. As análises foram feitas tanto para o conjunto inteiro de medições, quanto para uma amostra restrita ao dia de solstício de verão da região. Com os resultados obtidos, representados na Tab. 7, verifica-se que o modelo proposto estima a temperatura com erros muito próximos aos encontrados pelos outros modelos. Para o caso da amostra de dados referente ao solstício de verão o modelo deste trabalho apresentou um valor de MAE de 2,7 °C, o menor erro entre os demais modelos que consideram variações de V_{vento} .

Tabela 7 - Resultados das métricas estatísticas para diferentes modelos de temperatura

Modelo	Março a outubro			Solstício de verão		
	MAE (°C)	RMSE (°C)	MAPE (%)	MAE (°C)	RMSE (°C)	MAPE (%)
NOCT	2,7	3,3	11,5	2,6	6,5	6,5
Sandia	2,2	2,8	9,4	3,6	4,2	8,0
Faiman	3,0	3,8	12,7	3,5	4,3	8,4
Skoplaki	2,6	3,4	11,4	3,6	4,4	8,3
Modelo proposto	2,8	3,2	11,2	2,7	3,4	6,4

4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Os resultados deste trabalho mostraram que o modelo preditivo desenvolvido pode fornecer uma referência consistente para a T_c e P_{FV} de diferentes módulos FV de tecnologia de silício cristalino, principalmente para níveis mais elevados e estáveis de irradiância incidente. O modelo também mostrou uma boa correlação com dados experimentais para velocidades do vento mais elevadas.

A referência para os valores medidos de temperatura dos módulos FV são sensores instalados em suas partes posteriores. A resposta desses sensores apresenta um significativo atraso, o que impacta no aumento do erro entre os valores quando T_c é calculada para condições climáticas transitórias, tal comportamento foi também observado por Abe et al. (2020a). Mudanças abruptas de G implicam em mudanças instantâneas na P_{FV} medida, entretanto em reações mais lentas na T_c medida, devido à inércia térmica do módulo FV. Além disso, a temperatura medida em uma única célula FV, localizada na posição central do módulo FV, não caracteriza suficientemente a T_{mod} do gerador como um todo.

A abordagem utilizada nesse estudo, a fim de facilitar a implementação do modelo, é estacionária. Tais erros poderiam ser minimizados por meio de uma abordagem transiente, onde o desempenho térmico do módulo FV é estudado em condições de campo variáveis em relação ao tempo.

Agradecimentos

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

REFERÊNCIAS

- ABE, Caio Felipe; DIAS, João Batista; NOTTON, Gilles; FAGGIANELLI, Ghjuvan Antone. Experimental application of methods to compute solar irradiance and cell temperature of photovoltaic modules. *Sensors (Switzerland)*, [S. l.], v. 20, n. 9, 2020. a. DOI: 10.3390/s20092490.
- FOUAD, M. M.; SHIHATA, Lamia A.; MORGAN, El Sayed I. An integrated review of factors influencing the performance of photovoltaic panels. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, [S. l.], v. 80, n. July 2016, p.

- 1499–1511, 2017. DOI: 10.1016/j.rser.2017.05.141. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1016/j.rser.2017.05.141>.
- KALOGIROU, A. Soteris. Solar Energy Engineering: Processes and Systems. [s.l: s.n.]. DOI: 10.1007/978-3-662-49120-1_32.
- KIPPER, Felipe Detzel; GASPARIN, Fabiano Perin; KREZIGER, Arno. Análise da variação dos coeficientes térmicos de módulos fotovoltaicos com a irradiância. *In: VII CONGRESSO BRASILEIRO DE ENERGIA SOLAR 2018*, Gramado. Anais [...]. Gramado Disponível em: <https://anaiscbens.emnuvens.com.br/cbens/article/view/329/329>.
- ALY, Shahzada Pamir; AHZI, Said; BARTH, Nicolas; ABDALLAH, Amir. Using energy balance method to study the thermal behavior of PV panels under time-varying field conditions. *Energy Conversion and Management*, [S. l.], v. 175, n. July, p. 246–262, 2018. DOI: 10.1016/j.enconman.2018.09.007. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2018.09.007>.
- SÁNCHEZ-PALENCIA, P.; MARTÍN-CHIVELET, N.; CHENLO, F. Modeling temperature and thermal transmittance of building integrated photovoltaic modules. *Solar Energy*, [S. l.], v. 184, n. March, p. 153–161, 2019. DOI: 10.1016/j.solener.2019.03.096. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.solener.2019.03.096>.
- ROSS JR., R. G. Flat-plate photovoltaic array design optimization. *In: PROCEEDINGS OF THE 14TH IEEE PHOTOVOLTAIC SPECIALISTS CONFERENCE 1980*, San Diego, Califórnia. Anais [...]. San Diego, Califórnia p. 1126–1132.
- SKOPLAKI, E.; BOUDOUVIS, A. G.; PALYVOS, J. A. A simple correlation for the operating temperature of photovoltaic modules of arbitrary mounting. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, [S. l.], v. 92, n. 11, p. 1393–1402, 2008. DOI: 10.1016/j.solmat.2008.05.016.
- KING, David L.; BOYSON, William E.; KRATOCHVIL, Jay A. Photovoltaic array performance model. Sandia Report No. 2004-3535, [S. l.], v. 8, p. 1–19, 2004. DOI: 10.2172/919131.
- KURTZ, Sarah; WHITFIELD, Kent; MILLER, David; JOYCE, James; WOHLGEMUTH, John; KEMPE, Michael; DHERE, Neelkanth; BOSCO, Nick; ZGONENA, Timothy. Evaluation of high-temperature exposure of rack-mounted photovoltaic modules. *Conference Record of the IEEE Photovoltaic Specialists Conference*, [S. l.], n. April 2016, p. 002399–002404, 2009. DOI: 10.1109/PVSC.2009.5411307.
- KOEHL, Michael; HECK, Markus; WIESMEIER, Stefan; WIRTH, Jochen. Modeling of the nominal operating cell temperature based on outdoor weathering. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, [S. l.], v. 95, n. 7, p. 1638–1646, 2011. DOI: 10.1016/j.solmat.2011.01.020.
- MATTEI, M.; NOTTON, G.; CRISTOFARI, C.; MUSELLI, M.; POGGI, P. Calculation of the polycrystalline PV module temperature using a simple method of energy balance. *Renewable Energy*, [S. l.], v. 31, n. 4, p. 553–567, 2006. DOI: 10.1016/j.renene.2005.03.010.
- TRINURUK, Piyatida; SORAPIPATANA, Chumngong; CHENVIDHYA, Dhirayut. Estimating operating cell temperature of BIPV modules in Thailand. *Renewable Energy*, [S. l.], v. 34, n. 11, p. 2515–2523, 2009. DOI: 10.1016/j.renene.2009.02.027. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1016/j.renene.2009.02.027>.
- DUFFIE, John A.; BECKMAN, William A. Solar engineering of thermal processes. [s.l: s.n.]. v. 3 DOI: 10.1016/0142-694x(82)90016-3.
- DE SOTO, W.; KLEIN, S. A.; BECKMAN, W. A. Improvement and validation of a model for photovoltaic array performance. *Solar Energy*, [S. l.], v. 80, n. 1, p. 78–88, 2006. DOI: 10.1016/j.solener.2005.06.010.
- INCROPERA, Frank; DEWITT, David; BERGMAN, Theodore; LAVINE, Adrienne. Fundamentos da transferência de calor e de massa, 2007.
- ROMERO, Faustino Chenlo. Informes Técnicos Ciemat 999. [S. l.], 2002.
- FAIMAN, David. Assessing the Outdoor Operating Temperature of Photovoltaic Modules. *Progress in Photovoltaics: Research and Applications*, [S. l.], v. 16, n. 4, p. 307–315, 2008. DOI: 10.1002/ppp.

ESTIMATING THE TEMPERATURE OF THE PV MODULE FROM AN ENERGY BALANCE MODEL

Abstract. Models based on energy balance and that consider the main heat transfer processes that may be present in PV modules have already proved to be a good alternative for temperature prediction, however, the resolution of these models may not be trivial due to the large number of variables involved and the implicit solutions they generate, especially when transitory regime conditions are considered. Therefore, this study aims to obtain a model to estimate the temperature of photovoltaic modules from an energy balance under steady state conditions. Initially, the developed model was applied to five different photovoltaic modules for irradiance, air temperature and wind speed values corresponding to the NOCT condition and validated based on the operating temperature given by the manufacturers in the same condition. Experimental data from the Laboratory UMR CNRS 6134 SPE-University of Corsica, France, referring to meteorological measurements and thermal and electrical measurements of four PV modules, were applied to the developed temperature model. An evaluation of the consistency of experimental and simulated data was carried out using the statistical parameters MAE, RMSE and MAPE. The results concluded that the developed predictive model provides a consistent reference for the temperature of the different photovoltaic modules studied, mainly for incident irradiance levels within the range of 800 W/m² and 1200 W/m² and wind speed values between 2 m/s if 8 m/s, and that it is possible to keep the mean absolute errors below 8.5% in the estimate of T_{mod} .

Key words: Photovoltaic Module, Temperature estimation, Thermal model.